



TITLE:

# 超高層建築物の空力不安定振動に伴う崩壊機構に関する研究

AUTHOR(S):

河井, 宏允

---

CITATION:

河井, 宏允. 超高層建築物の空力不安定振動に伴う崩壊機構に関する研究. 2002

ISSUE DATE:

2002-03

URL:

<http://hdl.handle.net/2433/85138>

RIGHT:

p.33-45は学術雑誌掲載論文の抜き刷り、出版社に著作権許諾が得られていないため未掲載。

超高層建築物の空力不安定振動に伴う崩壊機構に関する研究  
(研究課題番号 12650586)

平成12年度～平成13年度科学研究費補助金  
(基礎研究(C)(2))研究成果報告書

京 都 大 学 図 書



9810054388

附 属 図 書 館

平成14年3月

研究代表者 河井 宏允  
(京都大学防災研究所教授)

科研

2001

266

## まえがき

本研究は、平成12・13年度文部科学省科学振興費（基盤研究（C）2，課題番号12650586）の援助を受けて行ったものである。以下に、研究組織，研究経費，研究成果（発表分）を示す

### 研究組織

研究代表者： 河井宏允（京都大学防災研究所教授）

研究分担者： 藤波 潔（東京電機大学理工学部建設環境工学科助手）

### 研究経費

平成12年度      2, 700千円

平成13年度      600千円

計                3, 300千円

### 研究成果

1. H. Kawai: Aeroelastic Instability of a Rectangular Cylinder with Side Ratio of 1/2 in Smooth Flow, Proceedings of Fourth International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Application, 2000, 255-258

2. 河井宏允・藤波 潔：一様流中の辺長比2の3次元角柱の空力不安定振動，第16回風工学シンポジウム論文集，2000，285-290

## 目次

|   |    |
|---|----|
| 第1章 本研究の目的と概要 .....                     | 1  |
| 第2章 空力不安定弾性振動 .....                     |    |
| 2. 1 はじめに .....                         | 3  |
| 2. 2 一様流中にある辺長比1 : 2角柱の空力不安定振動の特徴 ..... | 3  |
| 2. 3 空力不安定振動のモデル化 .....                 | 7  |
| 2. 4 空力不安定振動解析モデル .....                 | 8  |
| 2. 5 結論 .....                           | 13 |
| 第3章 空力不安定弾塑性振動 .....                    |    |
| 3. 1 はじめに .....                         | 15 |
| 3. 2 アクティブ振動装置 .....                    | 17 |
| 3. 3 アクティブ振動装置の詳細 .....                 | 18 |
| 3. 4 減衰の制御 .....                        | 22 |
| 3. 5 振動制御力のアルゴリズム .....                 | 23 |
| 3. 6 制御プログラム .....                      | 25 |
| 3. 7 空力弾性振動 .....                       | 26 |
| 3. 8 アクティブ振動装置の問題点 .....                | 29 |
| 第4章 今後の課題 .....                         | 31 |
| 発表論文 .....                              |    |



## 第1章 本研究の目的と概要

伊勢湾台風が我が国を襲って40年以上が経過した。その後、数々の台風が我が国を襲い物的には大きな被害をもたらしたが、人的被害では幸いにして伊勢湾台風ほどの巨大な災害に至ってはいない。各種の被害調査報告にあるように、この40年間に日本の建築物の耐風性能は確実に向上し、中程度に台風に対する被害は著しく減少したが、1996年に起こった阪神大震災の経験が示すように、これをもって単純に室戸台風や伊勢湾台風のような巨大台風時でも、建築物は安全であると考えるのは早計である。特に、伊勢湾台風以降、我が国の経済発展に伴って急速に増大した高層建築物においては、地震とともに強風による荷重が大きく、この安全を確保することは巨大台風に伴う災害リスクの低減に不可欠であろうと思われる。

一方、平成12年の建築基準法改正によって、建築物の構造設計に性能設計の考え方が導入され、地震荷重においては建築物の構造安全性の検証を建築物の終極状態を考慮しての行う限界状態設計法の適用が可能になった。しかし、風荷重においては限界状態における建築物の状態がはっきり掴めていないことや、強風の継続時間が地震に比べて長く、建物が塑性化した場合には、崩壊状態に向かうのではないかという懸念から、安全限界に対する設計についても、構造物を全体として弾性域内に止める構造設計がなされている。このこと自体には特に問題がないと思われるが、安全限界での設計荷重を超える風荷重が作用した場合に、建築物がどのように応答するかなどの解析がなされないため、室戸台風なみの巨大台風の来襲時に安全限界を超える強風が吹いた時に、設計された建築物にどの程度の余裕があるのかが十分に把握できていないといえない。

本研究は、超高層建築物において、巨大台風来襲時に発現の可能性のある空力不安定振動について、建物が安全であるかどうかを検討するため、その発現条件と発現後の建物の挙動を風洞実験ならびに解析モデルによって解明しようとしたものである。特に、空力不安定振動に伴って建築物がどのように崩壊するのかを明らかに、巨大台風時の高層建築物の災害リスクを正確に検討し、その低減策を提案することを目的としている。

本研究では、まず空力弾性実験によって、矩形断面を持つ超高層建築物の空力不安定振動の発現の状態をシミュレートし、発現風速とそれに及ぼす減衰定数や質量比などの種々のパラメータの影響を調べた。

次に、実験結果に基づいて空力不安定振動の解析モデルを作成し、モデルによって計算された結果がどの程度実験結果を説明し得るかを検討した。開発されたモデルは、空力弾性振動に適用されるものであるが、減衰定数を等価線形化法によって評価することによって、空力弾塑性振動にも簡単に拡張することが可能である。

最後に、振動制御の考えに基づく空力弾塑性振動実験装置を開発し、それによる風洞実験を実施した。本装置は理論上、どのような弾塑性状態をも簡単に実現できるものである。しかし、本装置を用いて空力弾性実験を行い、従来の自由振動実験と比較した結果、様々な実際上の問題点が明らかとなり、精度のよい空力弾塑性実験のためには、装置および制御アルゴリズムの更なる改良が必要であることが明らかとなり、現在、改良を試みている段階である。

## 第2章 空力不安定弾性振動

### 2. 1 はじめに

一様流中における矩形断面を持つ3次元角柱の空力不安定振動は、辺長比が1までは渦励振的な性状を示し、辺長比が2以上になると渦励振にギャロッピングが組合わさった性状を示す。しかし、何れの場合も通常のギャロッピング振動のように発振風速が減衰に影響されるということはなく、どのような減衰でも矩形断面の辺長比によって特徴づけられるある無次元風速 $U/nB$ （ここに、 $U$ は一般流の平均風速、 $n$ は角柱の固有振動数、 $B$ は角柱の見付け幅）から空力不安定振動が発現する。これに対して、質量比は空力不安定振動の発振風速に影響を及ぼし、質量比が大きい程発振風速は大きくなる（章末論文参照）。このような傾向は、減衰定数と質量比の積であるスクルートン数（質量減衰パラメータ）によって空力不安定振動が特徴づけられるとしてきた従来の考え方の訂正を迫るものであり、新しい考え方に基づく現象の再検討が必要であることを示している。

一方、乱流中では、側面の風上端から剥離した流れが、一般流の乱れによる連行効果によって角柱側面に接近するため、ある辺長比の矩形断面に関する空力不安定振動は、一様流中でのより小さい辺長比の矩形断面の空力不安定振動とほぼ同様の傾向を示す。例えば、乱流中における正四角柱においては、一様流中における辺長比2の矩形断面を持つ角柱の空力不安定振動と同様に、渦励振とギャロッピングが組合わさった振動性状を示す。

本研究では、辺長比2の角柱を一様流中においた場合について、減衰定数と質量比の影響を独立して調べ、空力不安定振動の発現機構を詳細に検討するとともに、得られた結果から発現機構をシミュレートするモデルを開発し、実験結果と比較した。

### 2. 2 一様流中にある辺長比1：2角柱の空力不安定振動の特徴

章末の論文にあるように、一様流中に置かれた辺長比1：2角柱の場合、その減衰定数は発現風速と発現直後の振幅にほとんど影響しないのに対して、質量比の影響は大きい。図2. 1～2. 3は、3つの質量比について、応答性状

が減衰定数によってどのように変わるかを調べたものである。質量比が小さい場合には、減衰定数は空力不安定振動の発振風速にはほとんど影響を及ぼさないが、減衰定数が大きいと、空力不安定振動は発散型から限定型の振動に変化することが分かる。質量比が大きくなるにつれて発振風速は上昇し、また、限定型振動に変化する減衰定数が減少する。

図2. 4は発振風速に対する質量比 ( $n = \rho B D H / 2 M$  : ここに  $\rho$  は空気密度,  $B$  は角柱の幅,  $D$  は奥行き,  $H$  は高さ,  $M$  は角柱の質量) の影響を調べたものある。図より発振風速はほぼ質量比に比例して減少することがわかる。

図2. 5は限定型振動を示したときの最大振幅をスクルートン数 ( $S_c = 2 \pi h / n$  :  $h$  は減衰定数) の影響を調べたものである。最大振幅は従来から指摘されてきたように、スクルートン数の関数として表すことができる。

図2. 6は、空力不安定振動発振時の後流の風速変動のスペクトルの卓越振動数を無次元風速に対してプロットしたものである。空力不安定振動の発現時でも、後流の風速変動の卓越振動数は、角柱の固有振動数の85%であり、振幅が増大するにつれて卓越振動数は角柱の固有振動数に徐々に近づくものの、通常の渦励振で見られるように固有振動数にロックされることはない。

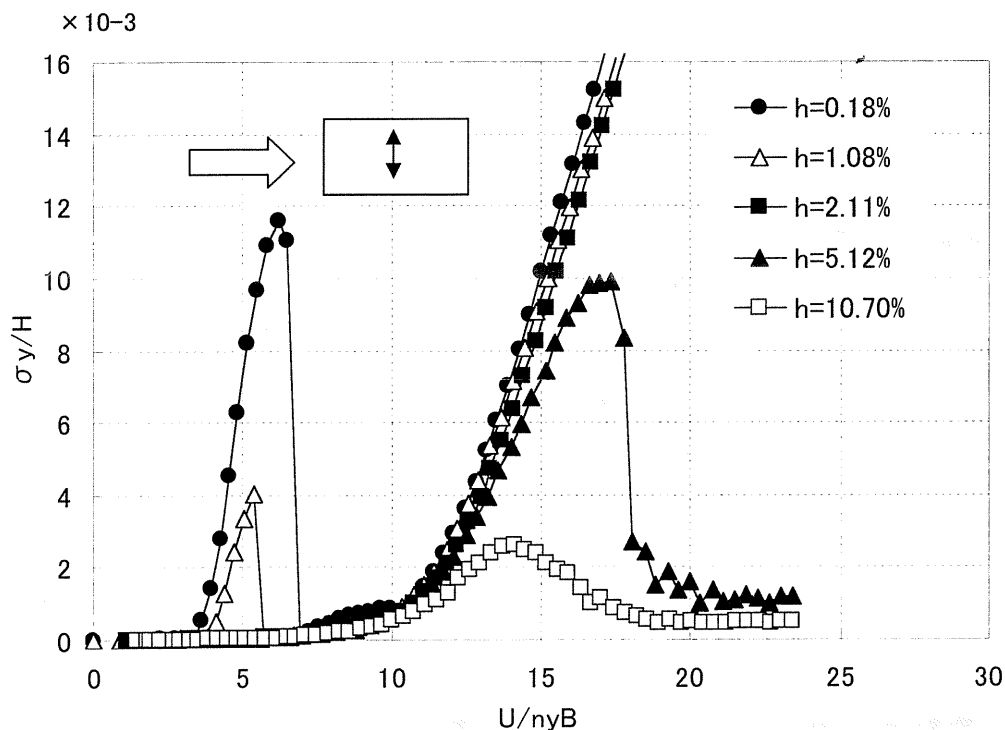


図2. 1 一様流中にある辺長比1 : 2角柱の空力不安定振動に対する減衰定数と質量比の影響, 質量比  $n = \rho B D H / 2 M = 0.01607$



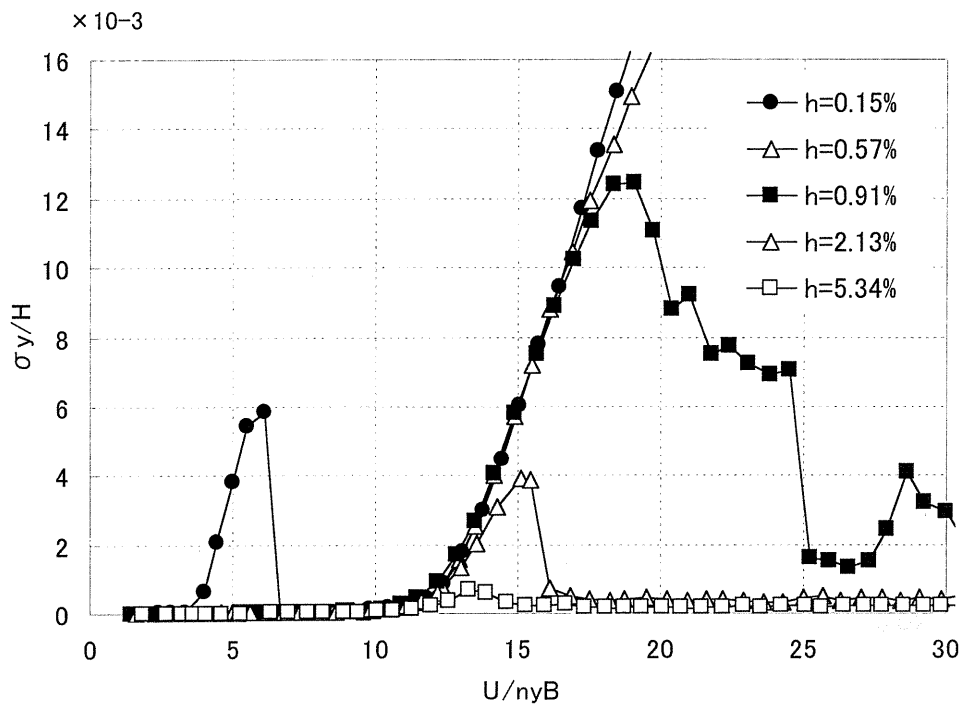


図 2. 2 一様流中にある辺長比 1 : 2 角柱の空力不安定振動に対する減衰定数と質量比の影響, 質量比  $n = \rho B D H / 2 M = 0.00824$

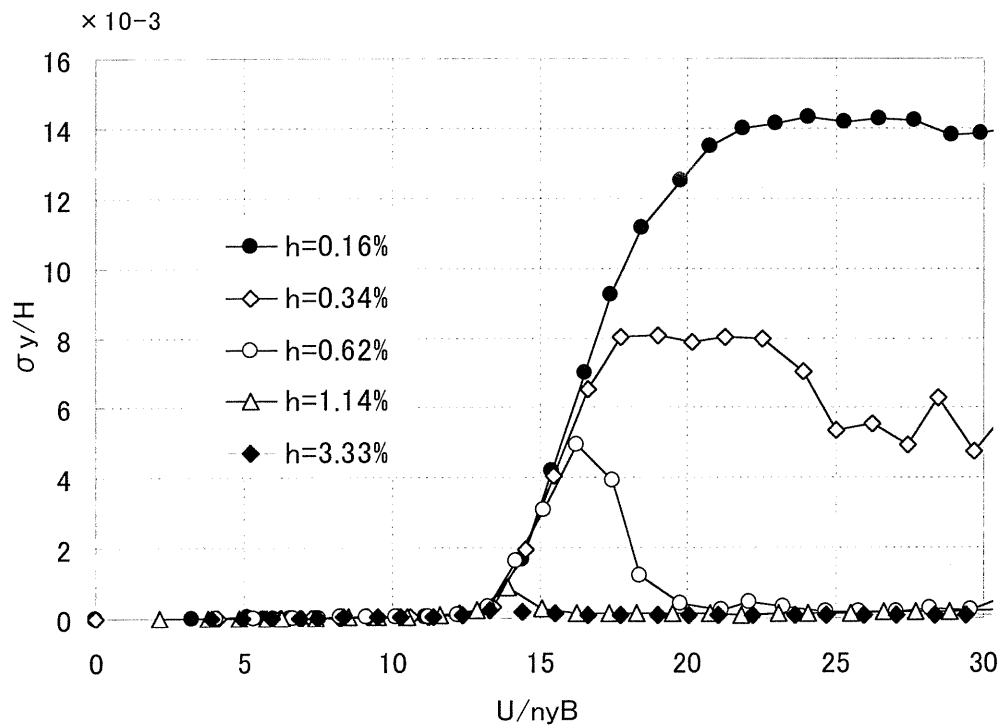


図 2. 3 一様流中にある辺長比 1 : 2 角柱の空力不安定振動に対する減衰定数と質量比の影響, 質量比  $n = \rho B D H / 2 M = 0.00149$

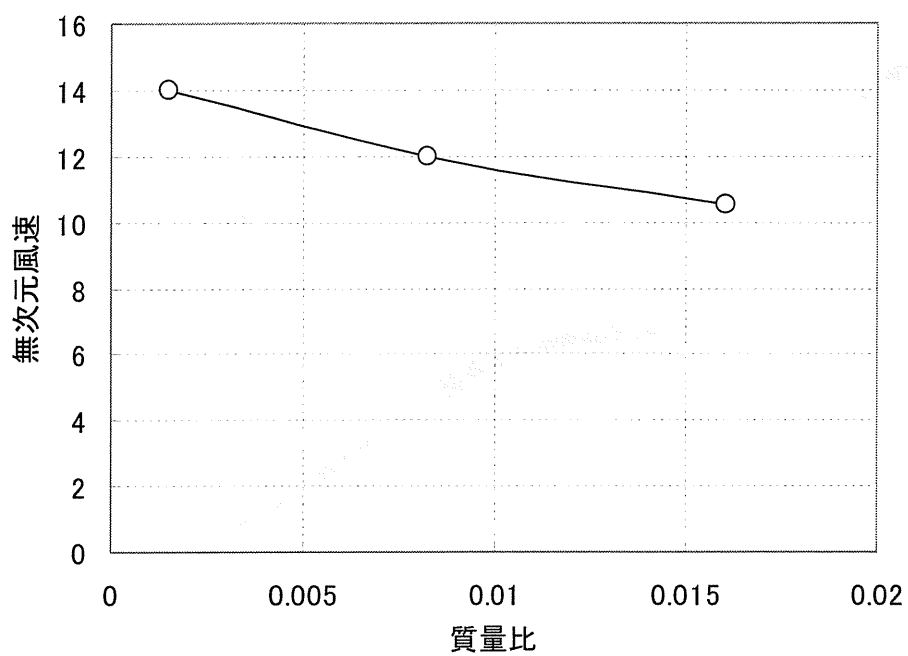


図 2. 4 質量比と空力不安定振動発振風速との関係

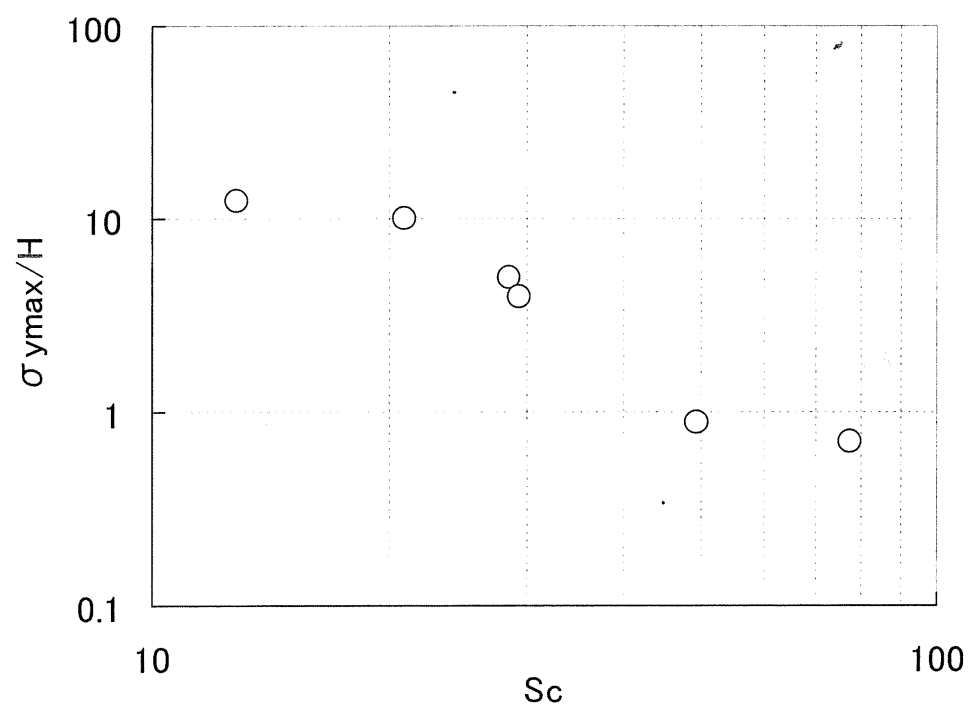


図 2. 5 限定型振動の最大振幅とスクリーン数の関係

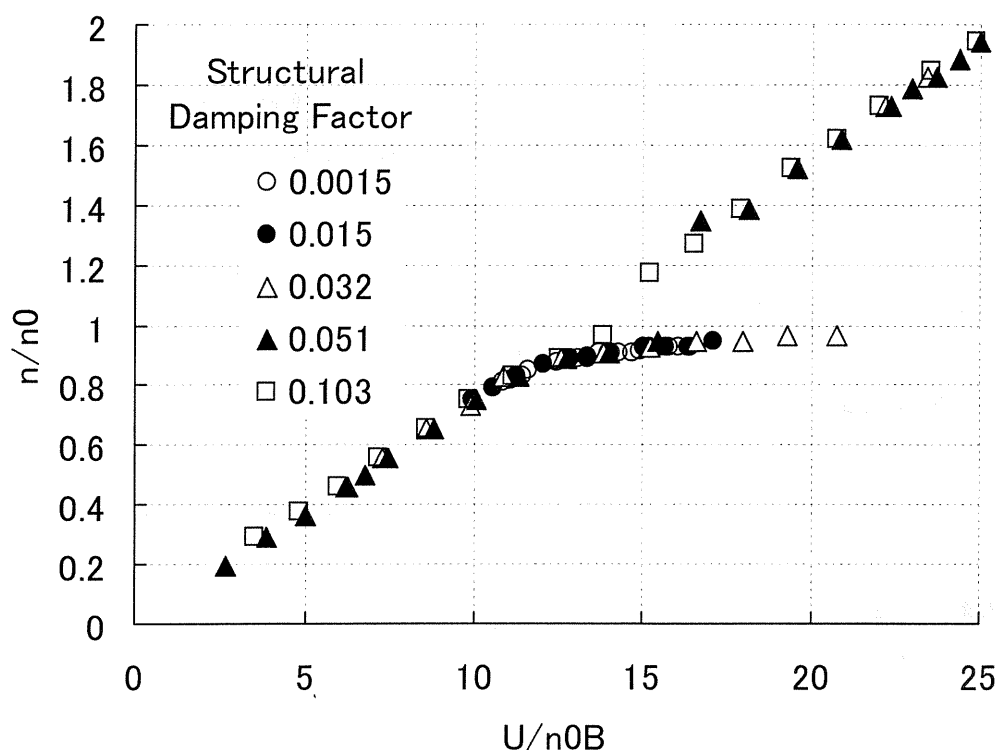


図 2. 6 後流の風速変動の卓越振動数と無次元風速の関係

質量比  $n = \rho BDH / 2M = 0.01607$

### 2. 3 空力不安定振動のモデル化

空力不安定振動は従来物体の振動に伴って生じる自励振動としてモデル化されてきた。これは、空力不安定振動が発現した時、後流の振動数がほぼ物体の振動数に一致するロックイン現象が生じること、及び振動時に物体に作用する空気力が静止のものとは著しく異なり、物体の振動に伴って生じる振動依存成分が卓越することなどによっている。しかし、建物のように質量が小さい場合には、ギャロッピングを含む空力不安定振動のほとんどが、カルマン渦励振と同様に後流中に生じる渦放出による周期的な空気力と物体の固有振動との共振現象に伴って発振することを考えたとき、物体振動に伴う自励的な空気力ではなく、渦放出に着目した空気力によるモデル化を考える方が、より現象を説明することができる可能性が高い。もともと、この場合でも物体に作用する空気力は物体の振動の影響を大きく受けるので、この空気力の評価に自励的な要素を取り込むことが適正なモデル化の鍵となる。そのような意味で、従来の自励振動的な考え方をを用いた場合と大差はなく、いわば視点の違いとも言える。ただ、この視点の違いにより、従来は仮定あるいは実験で評価せざるを得なかったものが、モデルにおける計算から導出できるなどのメリットも大きい。

本研究では章末に添付した論文に示したように、空力不安定振動時の渦の放出周波数を決める基本的な長さが、振動振幅を考慮した角柱の等価見付け幅であるとの仮定を基礎に振動評価モデルを作成した。ギャロッピングに限らず、従来の理論では、振動の影響は振幅速度によって評価される。例えば、古典的なギャロッピング理論においては、振動によって生じる振動速度によって、物体に当たる風の相対的な風向が変化すると仮定する。このような仮定は、物体が風速に対してゆっくりと動く場合には有効であるが、物体の振動速度が風速に近くなるような、建築物の空力不安定振動時には必ずしも有効ではない。以下、章末の論文から主要な部分を再録して、モデル化の主要な部分を説明する。

## 2. 4 空力不安定振動解析モデル

空力不安定振動時における渦の放出周波数を決めるストローハル数が、振動振幅を考慮した角柱の等価見付け幅 ( $B' = B + 2y_0$ ) を基準長さとした時、一定であると仮定すると(1)式が成立する。

$$\frac{nB'}{U} = \frac{n(B+2y_0)}{U} = \frac{n_s B}{U} = \text{const} \dots\dots\dots(2.1)$$

ここに、 $n$  は振動時の渦発生振動数、 $n_s$  は静止角柱の渦発生振動数である。

(2.1)式より、振動振幅と静止時及び振動時の渦発生振動数の間には次の関係が成立する。

$$\frac{2y_0}{B} = \frac{n_s}{n} - 1 \dots\dots\dots(2.2)$$

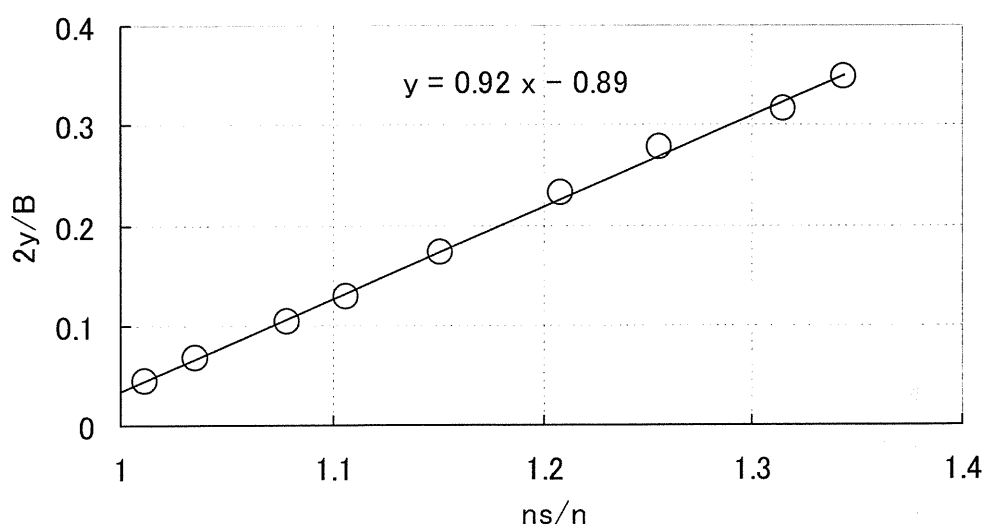


図 2. 7 空力不安定振動発現時の振動振幅と静止時と振動時の振動数比

図2. 7は、角柱頂部における振幅に基づいて  $2y_0/B$  を評価し、 $n_s/n$  との関係調べたものである。図に示されているように、 $2y_0/B$  と  $n_s/n$  は(2.3)式で示されるように直線関係にあり、ほぼ等価見付幅を基準としたストローハル数が一定という仮定を裏付けている。

(2)式より、振動振幅は換算風速の関数として(3)式で表すことができる。

$$\frac{2y_0}{B} = \frac{n_0}{n} \frac{U^*}{U_{cr}^*} - 1 \quad \dots\dots\dots(2.3)$$

ここに、 $U^*$ は換算風速、 $U_{cr}^*$ は換算共振風速を表している。

不安定振動時には、 $n_0/n$  はほぼ1に等しいところから、振動振幅は(2.4)式に示すように、換算風速と換算共振風速（建物の固有振動数を基準にしたストローハル数の逆数）の差に比例して増大する。

$$\frac{2y_0}{B} = \frac{U^* - U_{cr}^*}{U_{cr}^*} \quad \dots\dots\dots(2.4)$$

空力不安定振動をカルマン渦発生に伴う周期的外力による疑似強制振動であり、空力不安定振動の発現はカルマン渦放出周期が疑似ロックインされることに始まると考えると振動方程式は次式によって表される。

$$\ddot{Y} + 2\zeta\omega_0\dot{Y} + \omega_0^2 Y = \frac{\rho B^2 H}{4M} C_F \cos(\omega t + \phi) \quad \dots\dots\dots(2.5)$$

ここに、 $Y$ は無次元一般化変位（ $=y/B$ ）、 $\zeta$ は構造減衰定数、 $\omega_0$ は無次元一般化固有円振動数（ $=2\pi n_0 B/U$ ）、 $M$ は一般化質量、 $C_F$ は風力係数、 $\omega$ は外力の無次元円振動数、 $t$ は無次元時間（ $=t^* U/B$ ）、 $\phi$ は振動との位相差である。

(5)式において、外力の振動数はカルマン渦の発生振動数に一致し、風力係数  $C_F$ は無次元振幅の関数である。 $Y = Y_0 \cos(\omega t)$  を(5)式に代入して解き、空力不安定振動時の風力係数を求めると(6)式が得られる。

$$C_F = Y_0 \frac{\omega_0^2}{m} \sqrt{\left\{ 1 - \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 \right\}^2 + 4\zeta^2 \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2} \quad \dots\dots\dots(2.6)$$

ここに、 $m = \frac{\rho B^2 H}{4M}$  である。

(6)式より空力不安定時の風力係数を計算し、換算風速を横軸にして示したのが図2. 8である。図2. 8では、振動が成長期にある場合についてのみ風力係数をプロットしてある。風力係数は不安定振動が始まる前は凡そ0.3程度と一定であるが、不安定振動が始まるとともに、振動振幅と同様にほぼ風速に対して直線的に増大する。風力係数に対する構造減衰の影響は、振動振幅の場合と同様に極めて小さい。また、最大振幅に近づくと、風力係数は減少する傾向



が見られる。図2. 9は、空力不安定振動発振時の非定常空気を直接測定した結果である。モデルによる逆算値と同様に、空力不安定振動の発振時には非定常空気力係数は無次元風速に対してほぼ直線的に増大する。

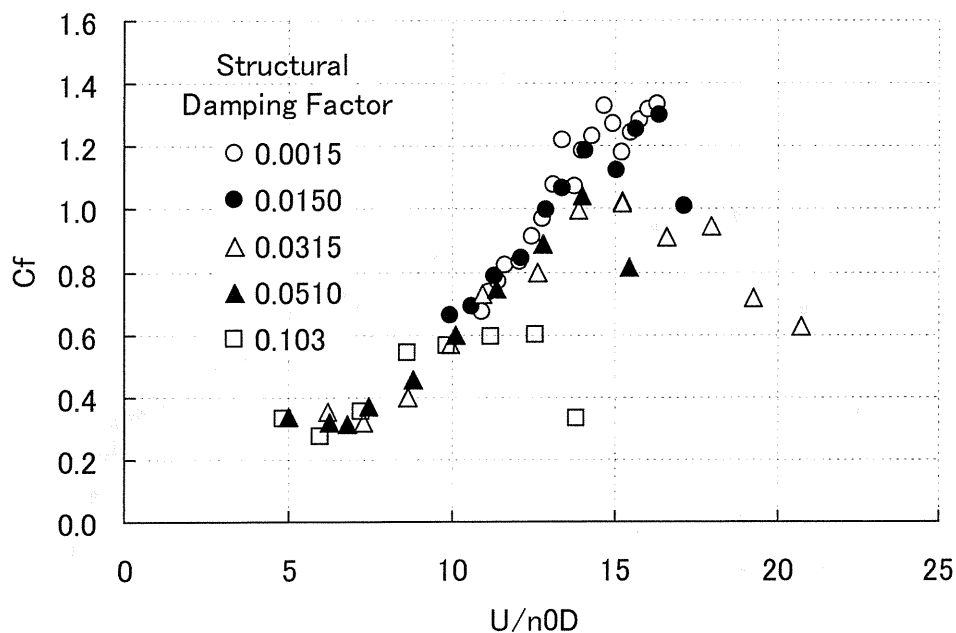


図2. 8 空力不安定振動発現時の風力係数と無次元風速の関係

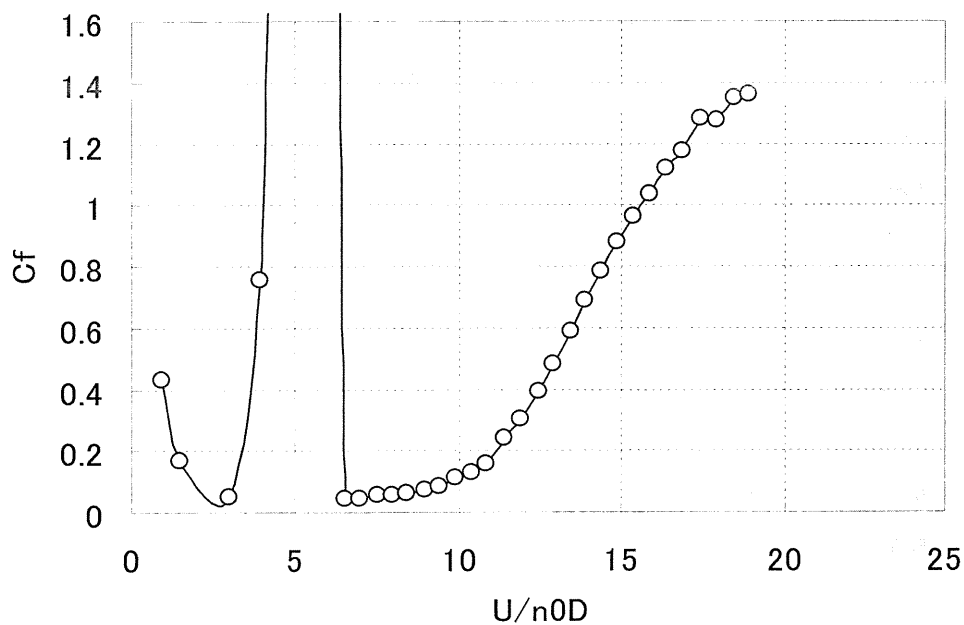


図2. 9 空力不安定振動発現時の風力係数と無次元風速の関係

$n = \rho B D H / 2 M = 0.01607$ , 減衰定数  $0.2\%$

図2. 10は、振動振幅に対して風力係数をプロットしたものである。振幅が大きくなるとデータにややバラツキが認められるものの、風力係数は振動振幅の関数とほぼ、以下の式で表すことができる。

$$C_F = 0.3 + 0.35 \left( \frac{\sigma_y}{B} \right)^{0.4} \dots\dots\dots (2.7)$$

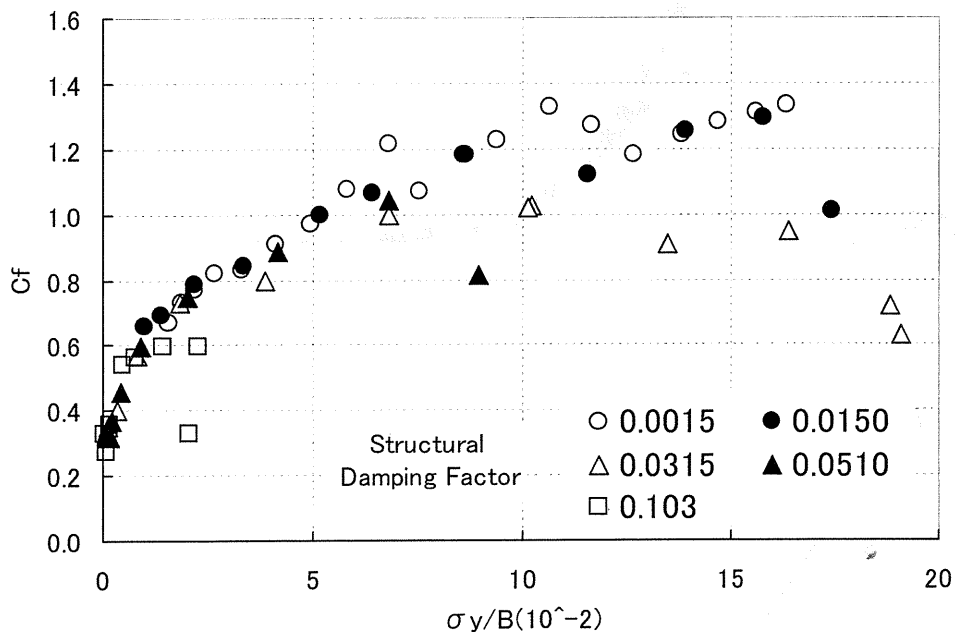


図2. 10 振動振幅と空力係数の関係

不安定振動時の振幅は、(3)、(7)式を(6)式に代入して、 $Y_0$ について解くことによって求めることができる。図2. 11は、この方法による計算値と実験値を比較したものである。図中計算値は線で示されている。図に示されているように、計算値は発散型振動と限定型振動の最大振幅以前においては、非常によく実験値に一致し、このモデルによって空力不安定振動の発振時の状態を精度良く模擬できることを示している。振幅が減衰によって変化せず、質量比( $n$ )のみに依存して変化する傾向を良く捉えている。なお、この計算の基礎式の(2.3)、(2.7)式は、質量比の最も大きい、即ち最も軽い模型の実験データに基づいて定式化したものであるが、計算値は図2. 12に示されている他の質量比の実験結果とも良く一致し、(2.3)、(2.7)式の関係が普遍的なものであることを間接的に証明している。

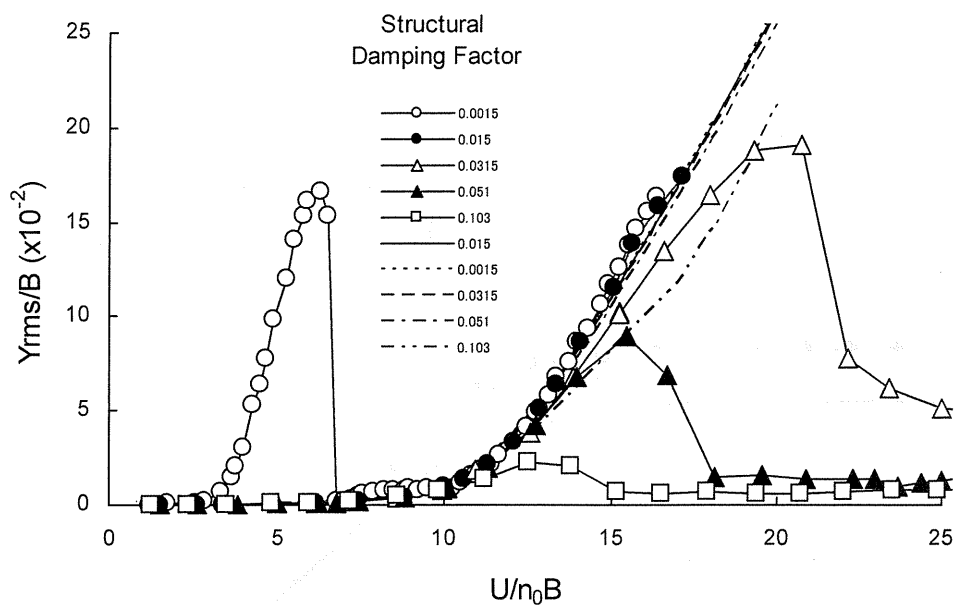


図2. 1.1 モデルによる計算値と実験結果の比較，減衰の影響

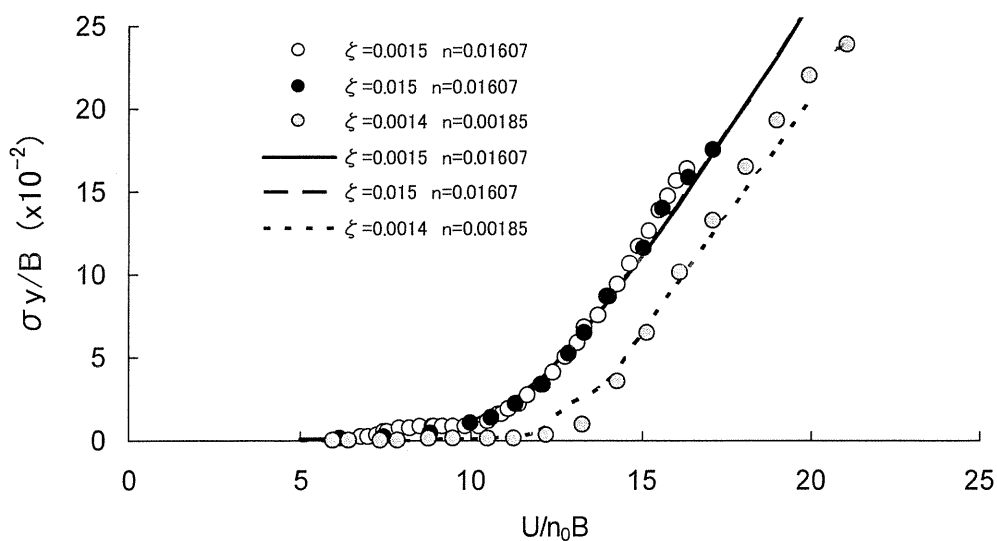


図2. 1.2 モデルによる計算値と実験結果の比較，質量比の影響

質量比の減少とともに限界風速が大きくなるのは，質量比の減少によって，カルマン渦の放出周波数が風速とともに増大し，高風速まで疑似ロックイン状態に入らないことによる。図2. 1.3は，振動時の外力の振動数と換算風速の関係を示したものである。図に示されているように，質量比の減少によって，ロックイン状態へは高風速まで入らないこと，高風速時の外力の振動数は質量

比が小さい程1に近いことが分かる。なお、この図からもモデルは実験値を非常に良くシミュレートしていることが分かる。ここで特筆したいのは、このモデルのパラメータは全て質量比が最も大きい、即ち最も軽いモデルによる実験結果に基づいて定められていることである。したがって、他の質量比の結果についてモデルによる計算結果が一致するということは、このモデルで用いた基本仮定、即ち、渦放出のストローハル数が振動振幅を含めた有効幅を基本として決めることができるという仮定が正しかったということを示している。

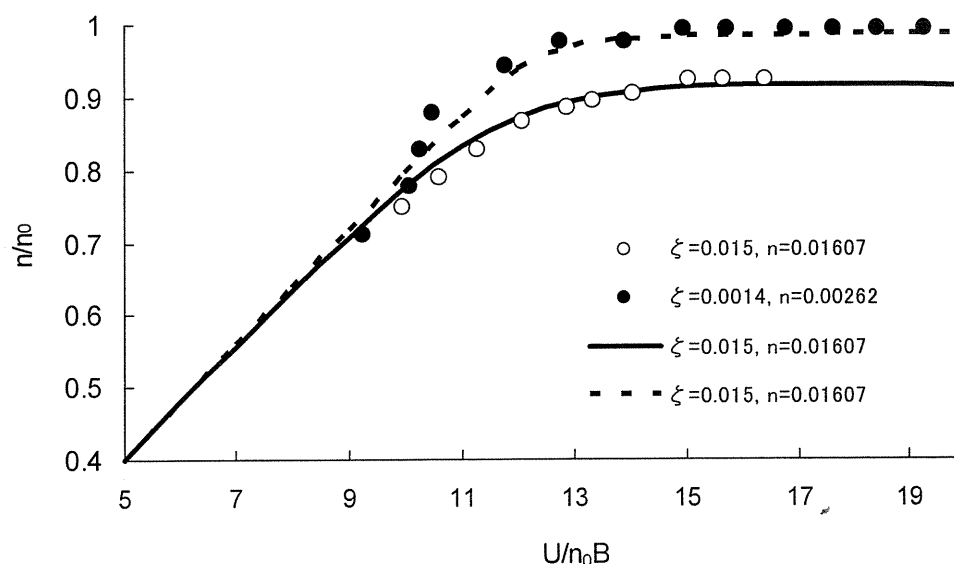


図2. 13 空力不安定振動時の振動数と無次元風速の関係

## 2. 5 結論

1 : 2 の辺長比を持つ3次元角柱の空力不安定振動を、カルマン渦放出に伴う周期的な外力による強制振動と考えることによって、空力不安定振動の発現風速が質量比のみに依存すること、及び不安定振動の初期段階における振動振幅が構造減衰に依存しないこと等が明らかにできた。なお、辺長比2の角柱の空力不安定振動については、田村・伊藤が数値流体解析の結果に基づいて詳しく解析している。本論文の強制振動モデルは、田村・伊藤の提案した振動時の振動数を固有振動数に固定しない自励振動モデルと本質的には同じである。

## 参考文献

- 1) Parkinson, G. V.: Proc. Conf. Wind Effects on Buildings and Structures, 1963, 581-610.
- 2) Novak, M.: Proc. 3rd Int. Conf. Wind Effects on Buildings and Structures, 1971, 799-809.

- 3) Miyata, M, et al.: Proc. 6th Int. Conf. Wind Effects on Buildings and Structures, 1980, 223-234.
- 4) 藤本盛久, 大熊武司: 日本建築学会論文報告集, 第 185 号, 1971,7.
- 5) 田村哲郎, 伊藤嘉晃: 日本建築学会構造系論文集, 第 524 号, 1999.10, 43-50.



## 第3章 空力不安定弾塑性振動

### 3. 1 はじめに

前章で示したように、空力不安定振動が発振すると、弾性振動の範囲内であると振幅が風速とともに大きくなり崩壊に至る可能性が高い。しかし、実際には崩壊する前に建物が塑性化し見かけ上の減衰が大きく増大し、これによって振動振幅が小さくなる可能性がある。しかし、塑性化は減衰の増大とともに固有振動数を低下させるため、無次元風速がより増大し、このことによって振幅が逆に増大する可能性も否定できない。したがって、空力不安定振動での建築物の崩壊過程を調べるためには、やはり実験あるいはモデルによって逐一その崩壊過程を追って行くことが必要である。

本研究では、空力弾塑性振動を模擬するための振動装置を開発し、これを用いて空力弾塑性実験を実施し、建築物が塑性状態に至る時の応答性状を把握することを目指した。このような研究は、本研究が初めてではなく、ここ数年前から様々な研究機関で取り組まれている。過去に製作された弾塑性振動装置は主に次の2つである。

1. 従来型の自由振動装置に弾塑性バネを付加する方法。
2. 振動時の風力を測定し、それを弾塑性振動方程式に入力して変位を求め、これによって振動装置を強制振動させる方法。

1は従来の自由振動法による応答実験と原理的には同じであり、最も自然に振動状態を実現でき精度も高いという利点がある。しかし、振動状態は付加する弾塑性バネによって決まるので、風洞模型実験のように実物の数百分の1という縮尺模型状で適切な弾塑性振動状態を実現する弾塑性バネを選択し組み込まなければならないという問題点がある。

一方、2においては、建築物の弾塑性的な構造特性は弾塑性振動方程式の中で実現される。この方法では、図3. 1に示したように、風力天秤（図3. 1の荷重測定器）で振動状態において建物模型に作用する変動風力を測定し、それをコンピュータ上に実現されている弾塑性振動方程式に入力し方程式を解き変位を求め、その変位によって模型を強制的に振動させる。この装置の特徴は、建築物の弾塑性的な構造特性をコンピュータ上に実現した弾塑性方程式によっ

て表現できるため、どのような構造特性も簡単に与えられるところにあり、開発者によってこの装置はハイブリッド振動装置と名付けられた。一方、問題点としては、振動中に建物模型に作用する風力を正確に測定する必要があることや、振動方程式を解く為、入力とフィードバックされた出力との間の時間遅れが避けられないこと、及び建物模型を十分に円滑に動かすためにかなり大容量の駆動系が必要となることがあげられる。振動中の建物模型に作用する風力を正確に測定するために、振動に伴って生じる建物模型の慣性力を正確に取り除く必要があり、その為に、この装置においては、駆動系の下側に風洞内の建物模型と同じダミー模型を配置して慣性力を測定している。時間遅れの問題は、振動と非定常空気力の位相差が重要な空力不安定振動のシミュレーションに対しては重要な影響を及ぼす恐れがある。

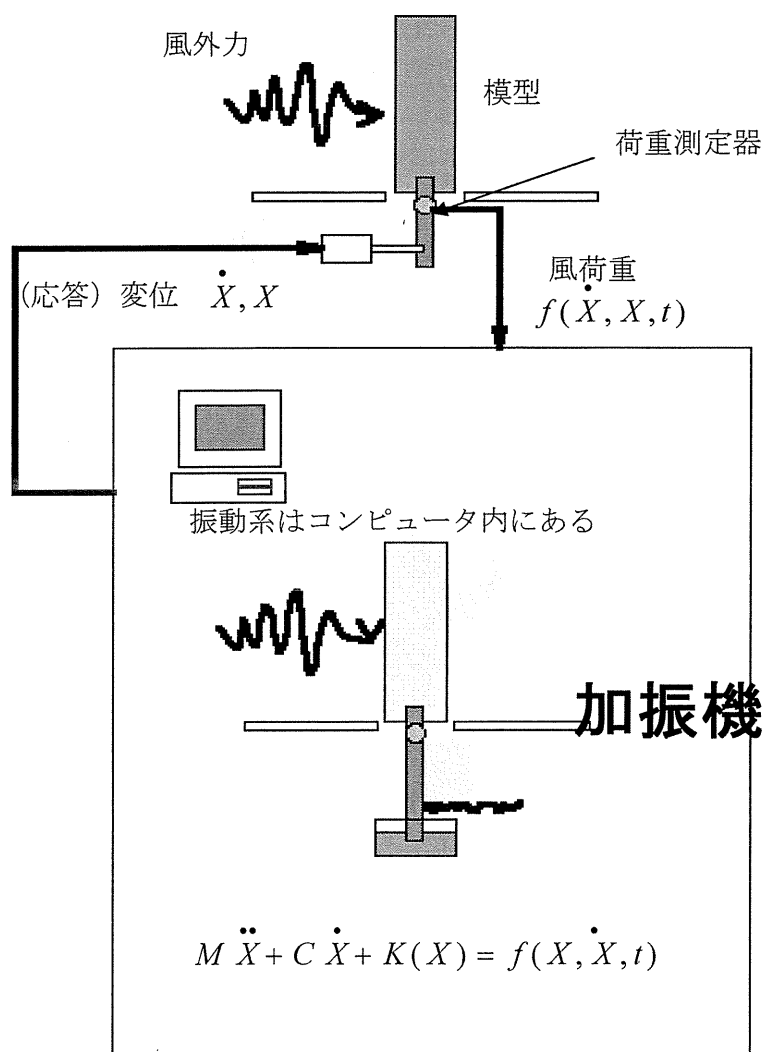


図 3. 1 ハイブリッド振動装置の模式図

### 3. 2 アクティブ振動装置

本研究では、1及び2の利点を同時に有するとともに、問題点をも克服可能と思われる新しい振動装置を開発することにした。この振動装置の原理を図3. 2に示す。一見すると、ハイブリッド振動装置に似ているように思われるかも知れないが、動作原理からいうと従来の自由振動装置と同じである。即ち、本装置においては、建物模型は自由に振動し、弾塑性的な性質が測定された変位に基づいて計算されたフィードバック力によって実現される。したがって、前節の1の弾塑性バネに相当するものが、コンピュータを含むフィードバック系によって実現されていると考えることができる。本装置の動作原理は次の通りである。

1. 振動中の模型の変位を測定する。
2. 測定された変位に基づいて、構造物の弾塑性特性を実現させるフィードバック力を計算する。
3. フィードバック力を振動装置に加える。

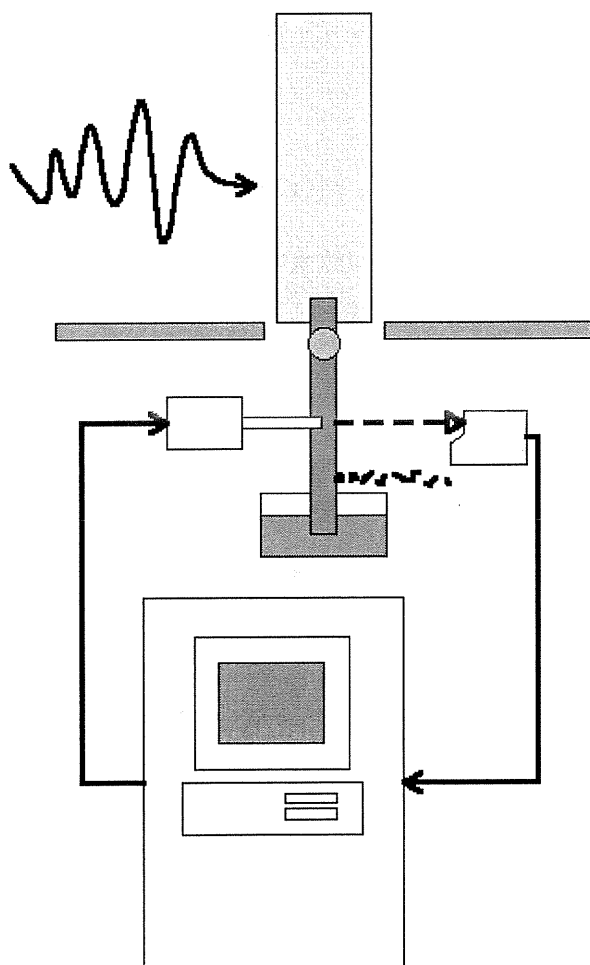


図3. 2 アクティブ振動装置

本装置の動作原理は、建物の制振に使われるアクティブ制振装置と同じであり、本振動装置をアクティブ振動装置と呼ぶことにした。この装置の最大の特徴は、ハイブリッド振動法のように建物模型に作用する非定常空気力を測定することなく、また弾塑性自由振動装置のように特別な弾塑性バネを付加することなく、建物の構造特性を自由に与えられることにある。

この装置によって模型に与える制御力は以下のようにして計算される。目的とする振動性状をエラー! 参照元が見つかりません。) とする。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + k(x) = f(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dots, t) \dots\dots\dots (3.1)$$

ここで、 $k(x)$  が実現すべき構造物の弾塑性性状を表し、右辺が構造物に作用する非定常空気力を表している。

したがって、加振機によって加えるべき制御力  $g(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dots, t)$  は、

$$m\ddot{x} + c_0\dot{x} + k_0x = f(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dots, t) + g(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dots, t) \dots\dots\dots (3.2)$$

より

$$g(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dots, t) = (c_0 - c)\dot{x} + (k_0 - k(x))x \dots\dots\dots (3.3)$$

となる。ここに、 $c_0$ 、 $k_0$  は制御力を加えない時のアクティブ振動装置の減衰係数と剛性係数である。

### 3. 3 アクティブ振動装置の詳細

図 3. 3 は振動装置の平面図、図 3. 4 は立面図、図 3. 5 は斜め上方から見た図である。本装置では、建物模型はベアリングで支持したジンバル部分を中心に回転するロッキングモードで振動する。本装置では回転中心より下部で加振機によりフィードバック制御力を加える。この際、加振機によるフィードバック制御力が心棒にスムーズに伝わるように、心棒と加振機を繋ぐ部分にもジンバルをつけている。

建物模型の変位は、振動装置に取り付けた高精度レーザ変位計（キーエンス LC-2000）によって測定した。制御力はマイクロ加振機（株アカシ MEE25）によって与えている。また、振動装置の初期剛性は、加振機と変位計の下に取り付けたコイルスプリングによって調整した。

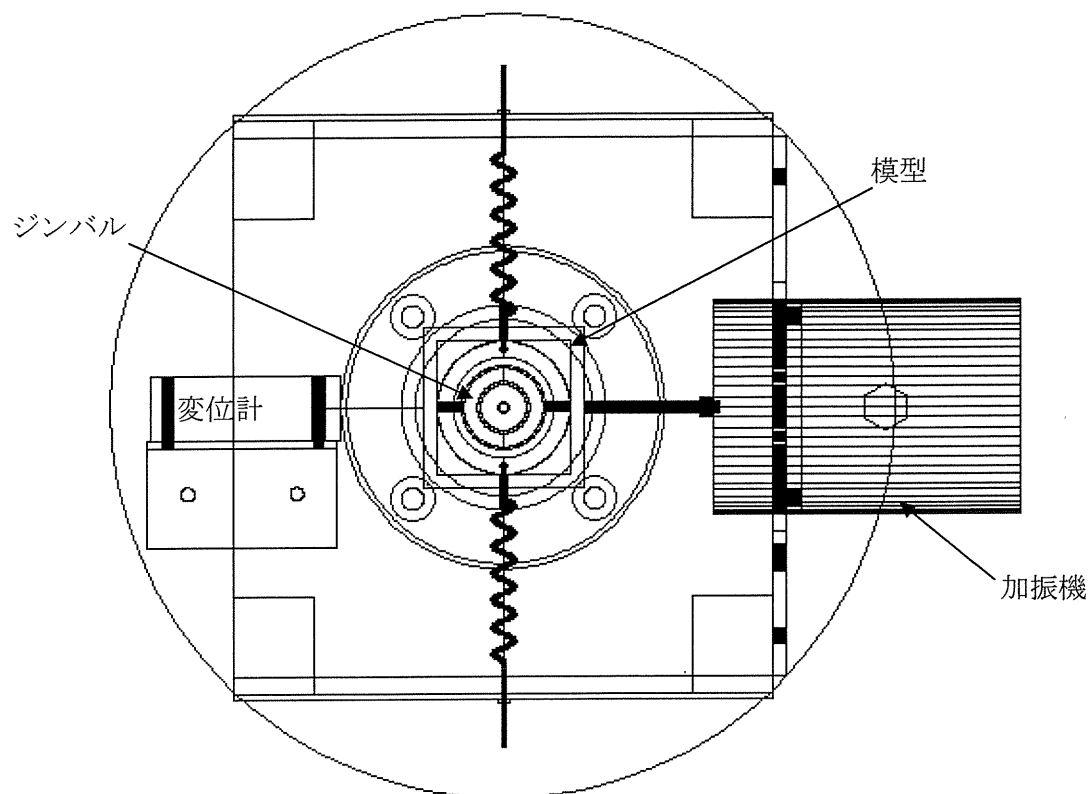


図 3. 3 アクティブ振動装置の詳細図 (平面図)



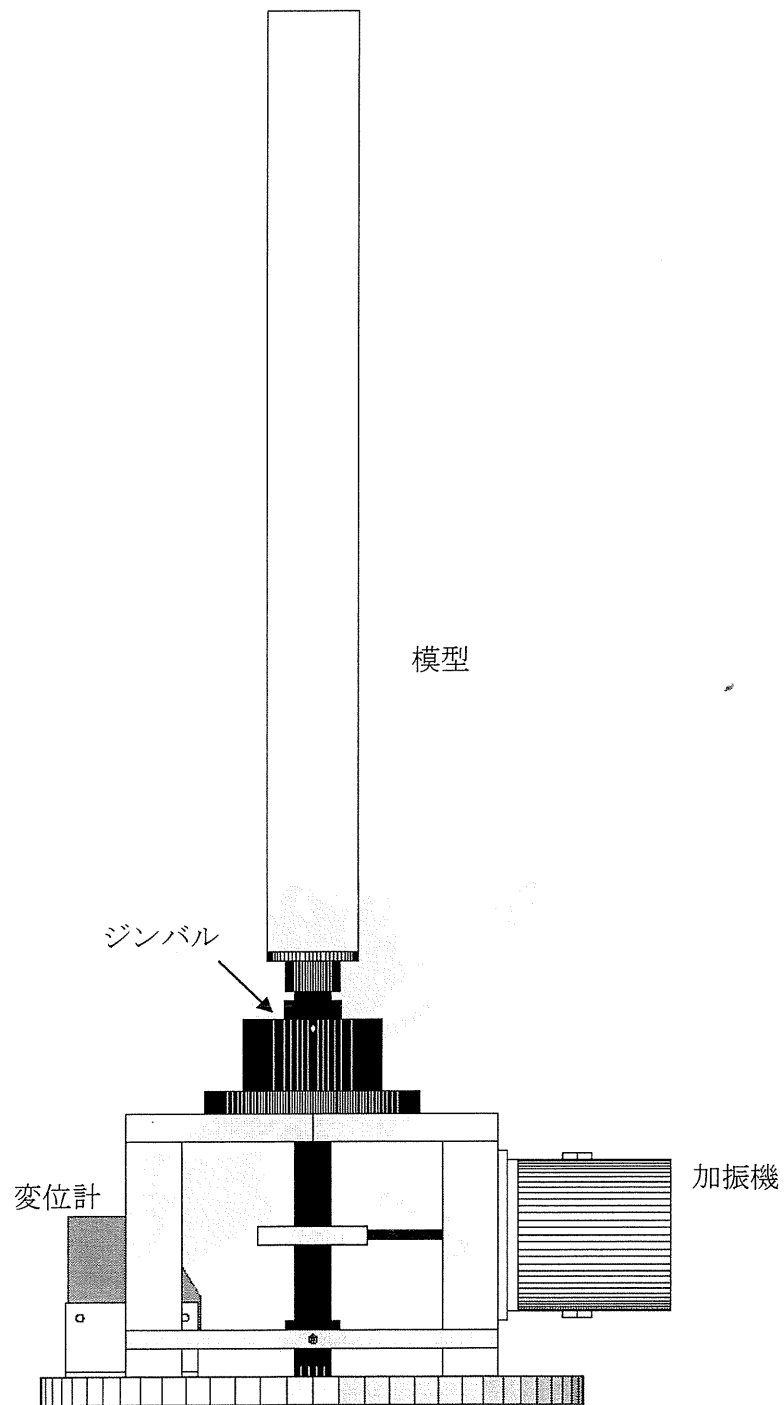


図 3. 4 アクティブ振動装置の詳細図 (立面図)

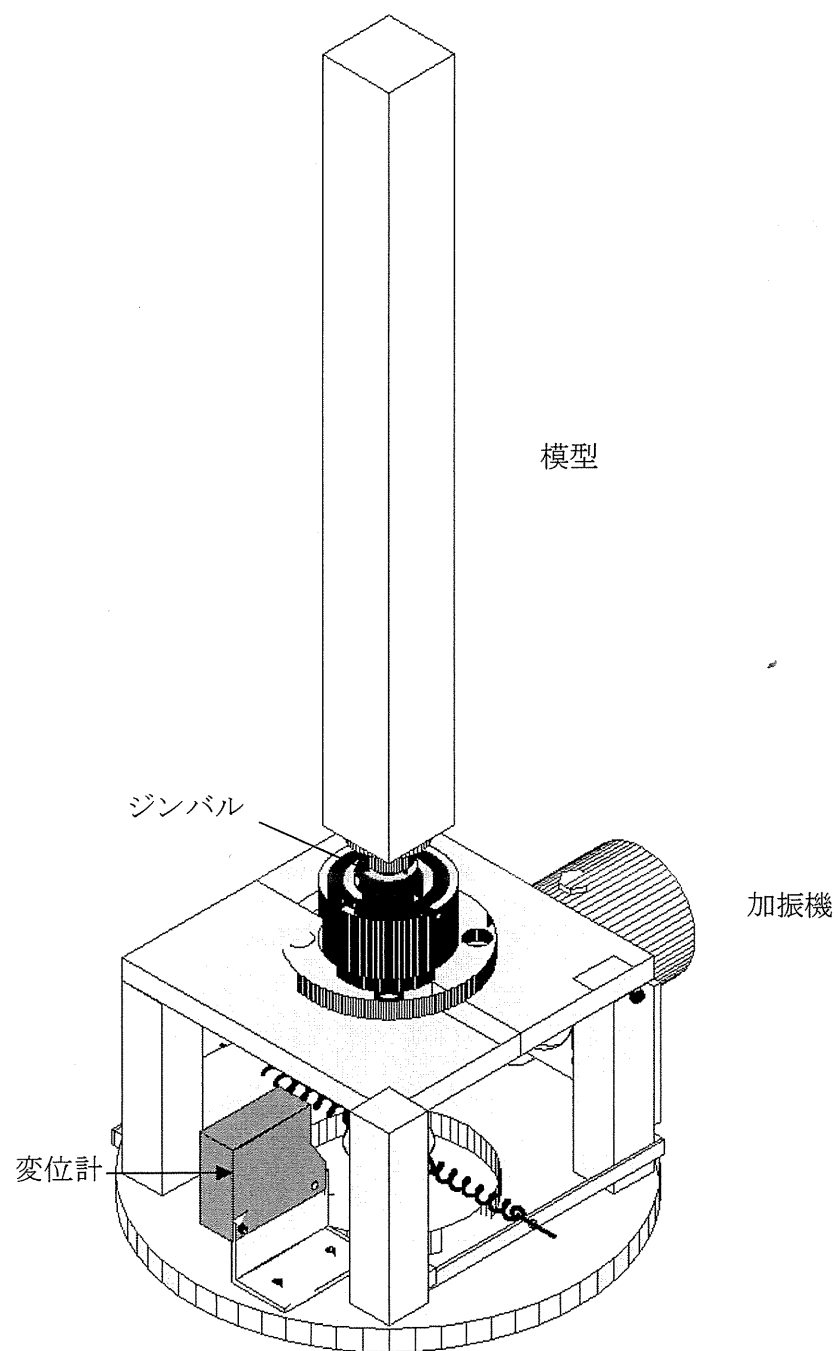


図 3. 5 アクティブ振動装置の詳細図

### 3. 4 減衰の制御

製作したアクティブ振動装置が正常に稼動するかどうかを確認するため、まず、制御力を付加した状態で振動装置を自由振動させ、その波形から装置の固有振動数及び減衰定数を測定した。

加えた制御力は、(3.3)式より、

$$g(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dots, t) = (c_0 - c)\dot{x} = c'\dot{x} \dots\dots\dots(3.4)$$

として、振動速度に比例する制御力のみを作用させている。

図3. 6は、遅れ補正に2次補間(次節参照)を使った時の $c'$ と減衰定数 $h$ の関係をプロットしたものである。横軸は $c'$ 、縦軸は減衰定数 $h$ である。なお、 $h$ と $c'$ は(3. 5)式によって関係づけられる。

$$h = \frac{c_0 + c'}{2m\omega} \dots\dots\dots(3.5)$$

(3. 4)式に示されるように $c_0$ が小さい場合、減衰定数は制御力係数 $c'$ に比例して増大することになる。実験結果においても、減衰定数が5%程度までは制御力係数 $c'$ に比例して増大し(3. 6)式で近似することができる。

$$h = 0.861 + 0.443 \dots\dots\dots(3.6)$$

以上の実験により、本装置よって広範囲な減衰定数を精度良く簡単に与えることができることが確認できた。

アクティブ振動制御装置(2次補間予測)での  
減衰性状を変化させた時の  
自由振動波形から求めた減衰比 $h$

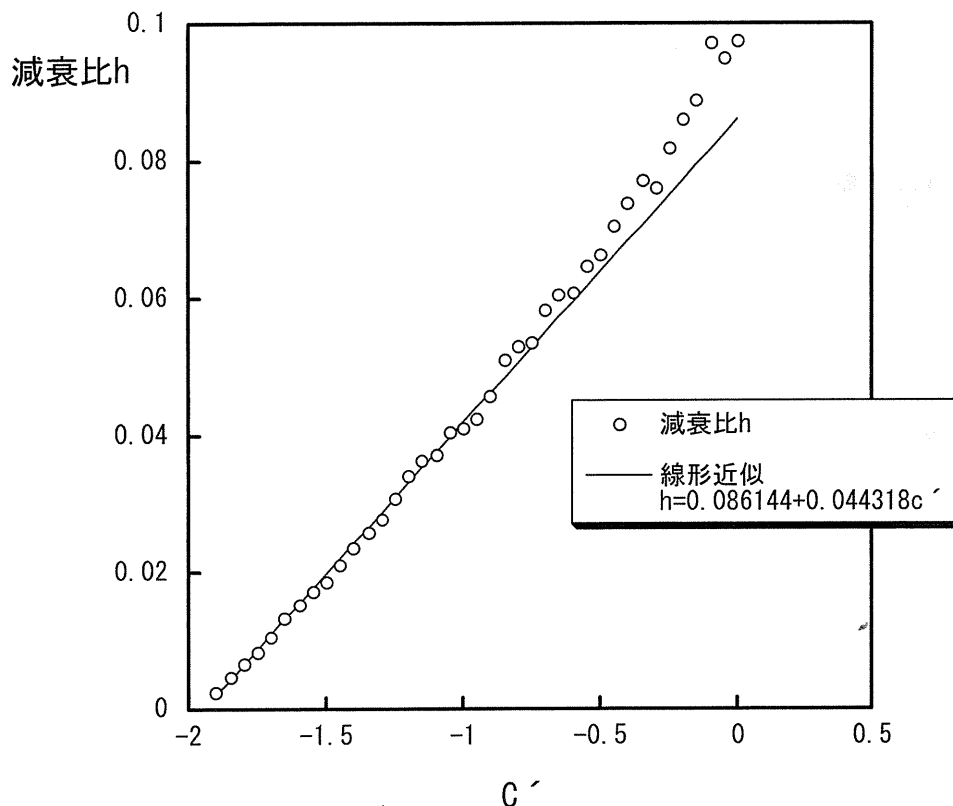


図 3. 6 制御力と減衰定数の関係

### 3. 5 振動制御力のアルゴリズム

この振動法では、目的の振動性状を実現するためには、測定された変位に基づいてその時刻での制御力を加える必要がある。しかし、実際のシステムでは、変位を測定した後、それに基づいて制御力を計算し、その結果を加振機によって振動装置に与えることになり、入力と出力との時間遅れを避けることはできない。本装置では、制御力の計算にパソコンを用いているので、測定された変位をパソコンに取り込む為に AD 変換が必要になり、また、制御力の出力のために DA 変換が必要となる。本実験では AD 変換による変位のサンプリング間隔を計測システムの問題から、アクティブ振動系の固有周期 100ms の 1/100 の 1ms に設定している。DA 変換速度は  $20\mu s$  である。

計測の結果、指令値に対する駆動部の時間遅れは 0.5m s であった。本実験では 0.5m s ミリセカント先の変位波形を予測するために、1 次補間、2 次補間、3 次補間法を使用した。現時刻での変位と 1ms 先の予測変位から 0.5ms 先の制御力を計算した。2 次補間法では、補間間隔を  $m\Delta t$  ( $\Delta t$  はサンプリング間隔、 $m$  は補間ステップ個数) とすると、測定変位  $x_n$  の  $\Delta t$  先の予測変位  $x_{n+1}$  は下式のようにになる。

$$x_{n+1} = \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{1}{m} \right) \left( 2 + \frac{1}{m} \right) x_n - \frac{1}{m} \left( 2 + \frac{1}{m} \right) x_{n-m} + \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{m} \left( 1 + \frac{1}{m} \right) x_{n-2m} \dots\dots\dots (3.7)$$

例えば、 $m=1$  つまり補間間隔  $m\Delta t = \Delta t$  の時の補間式はエラー! 参照元が見つかりません。(3.8)となる。

$$x_{n+1} = 3x_n - 3x_{n-1} + 2x_{n-2} \dots\dots\dots (3.8)$$

また、 $m=10$  つまり補間間隔  $m\Delta t = 10\Delta t$  の時の補間式は(3.9)となる。

$$x_{n+1} = 1.155x_n - 0.21x_{n-1} + 0.055x_{n-2} \dots\dots\dots (3.9)$$

図 3. 7 は補間間隔  $m\Delta t = 5\Delta t$  の時の 2 次補間予測の様子を示したものである。

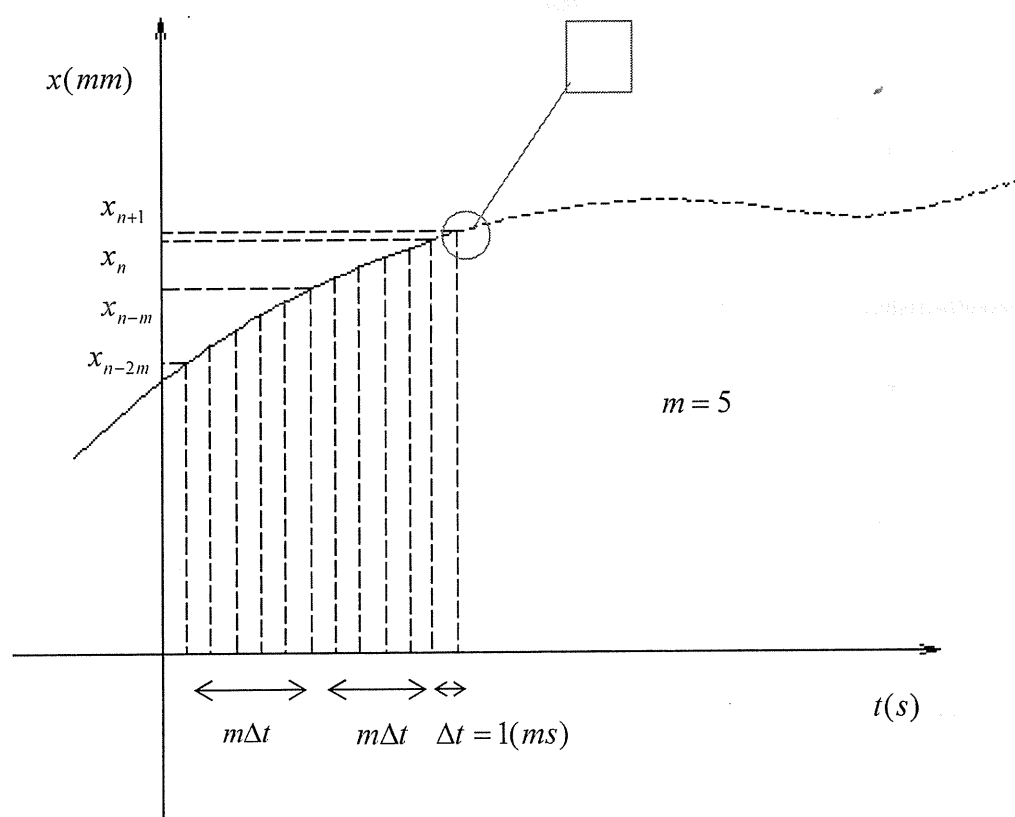


図 3. 7 2 次関数による速度成分の計算方法の概念図



### 3. 6 制御プログラム

システム全体を含めたプログラムの流れを図3. 8に示す。本プログラムはナショナルインスツルメントの実験制御言語 LaboViewによって作成した。

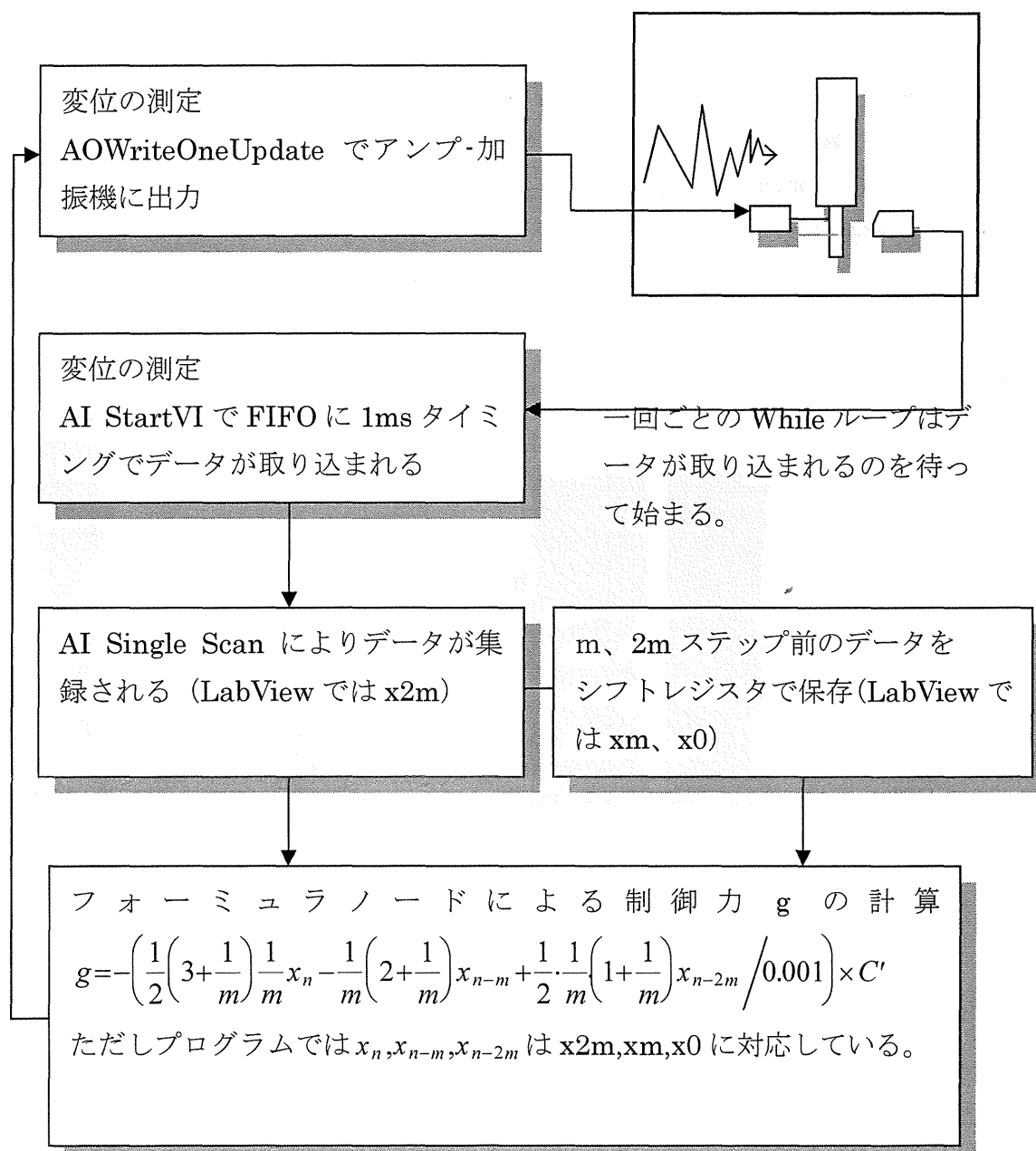


図3. 8 制御プログラムの流れ図

### 3. 7 空力弾性振動

アクティブ振動装置により、風の動的応答を精度良く測定できかどうかを確認するため、一様流中において様々な減衰を変えた弾性自由振動実験を実施し、従来の装置による応答結果と比較した。

実験は京都大学防災研究所のゲッチングン型風洞において行った。この風洞は開放回流式のもので、吹出し口は内接円が直径 1m の正八角形断面である。図 3. 9 に示したように、風洞の測定部に地面板を設置し、地面板の中央に模型を設置した。地面板より鉛直方向に 33cm、風洞壁面から 20cm 離れた位置にピトー管が設置し風洞風速を測定した。使用した模型は、断面が 5cm×5cm、高さが 50cm、重さ 120g のバルサ板製の正四角柱である。今回の実験は、角柱の風上面を流れに正対させて行っている。

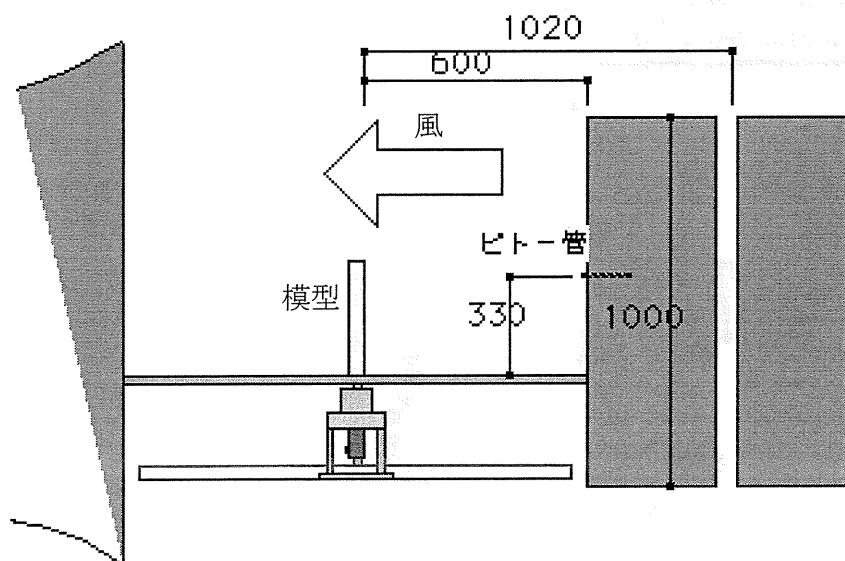


図 3. 9 風洞内における模型の設置状況

まず、従来の振動装置により、様々な減衰定数における応答性状を測定した。この実験では、コイルバネの下に取り付けた減衰板を浸すシリコンオイルの粘度によって減衰を変化させた。本実験で使用したシリコンオイルは KF96-100cs, 500cs, 1000cs, 3000cs (cs は centi stokes) の 4 種類である。

図 3. 10 は無次元風速  $U/n_y D$  に対して、風直角方向振動のロッキング角の RMS 値プロットしたものである。減衰定数 0.9% 以上においては無次元風速  $U/n_y D = 10$  付近で渦励振と思われる応答のピークが生じた。減衰定数 0.19% では無次元風速 10 付近から振動振幅が急速に増大し、装置が壊れる恐れがあったので無次元風速 10 で実験を中止した。

従来の実験で明らかとなっているように、応答のピークは減衰定数にほぼ反比例して減少し、また、渦励振が生じる範囲も減衰定数の増大に伴って急速に小さくなる。

### シリコンオイルによる様々な減衰における 正方形角柱の風直角方向振動応答

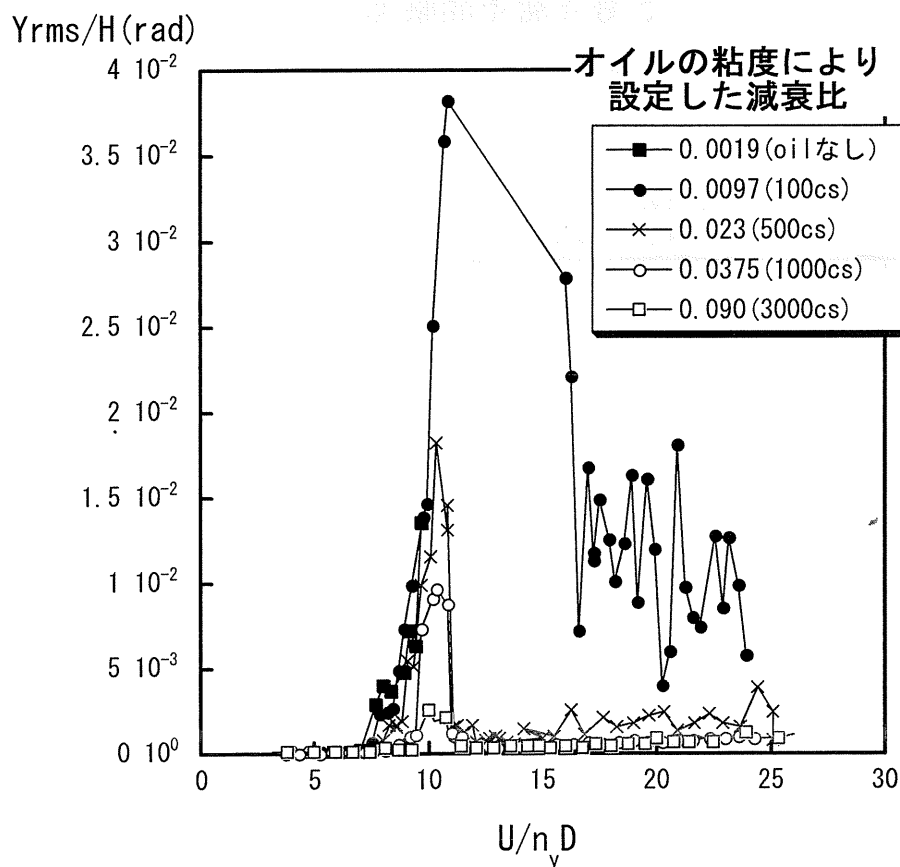


図 3. 1 0 一様流中における 3 次元正四角柱の風直角方向の応答図

次にアクティブ振動装置による自由振動実験を実施した。この際、振動制御力は、3. 4 節で述べた自由減衰振動による検定から求めたものを使用した。遅れ補正には 1 次補間法、2 次補間法を使用した。結果を図 3. 1 1、図 3. 1 2 に示す。なお、1 次補間を使った場合、減衰比を小さくする ( $h=0.0019$ ,  $0.0097$ ,  $0.023$ ) と模型の振動振幅が大きくなり過ぎて振動装置が壊れる可能性があったので実験していない。

1次補間を用いた場合、アクティブ振動装置による応答は、従来の装置による応答よりも大きめであり、一方2次補間を用いた場合には、応答は小さくなることが分かり、補間方法の重要性が認識された。なお、今回の実験では、補間間隔ステップ個数 $m$ は全て1に設定した。

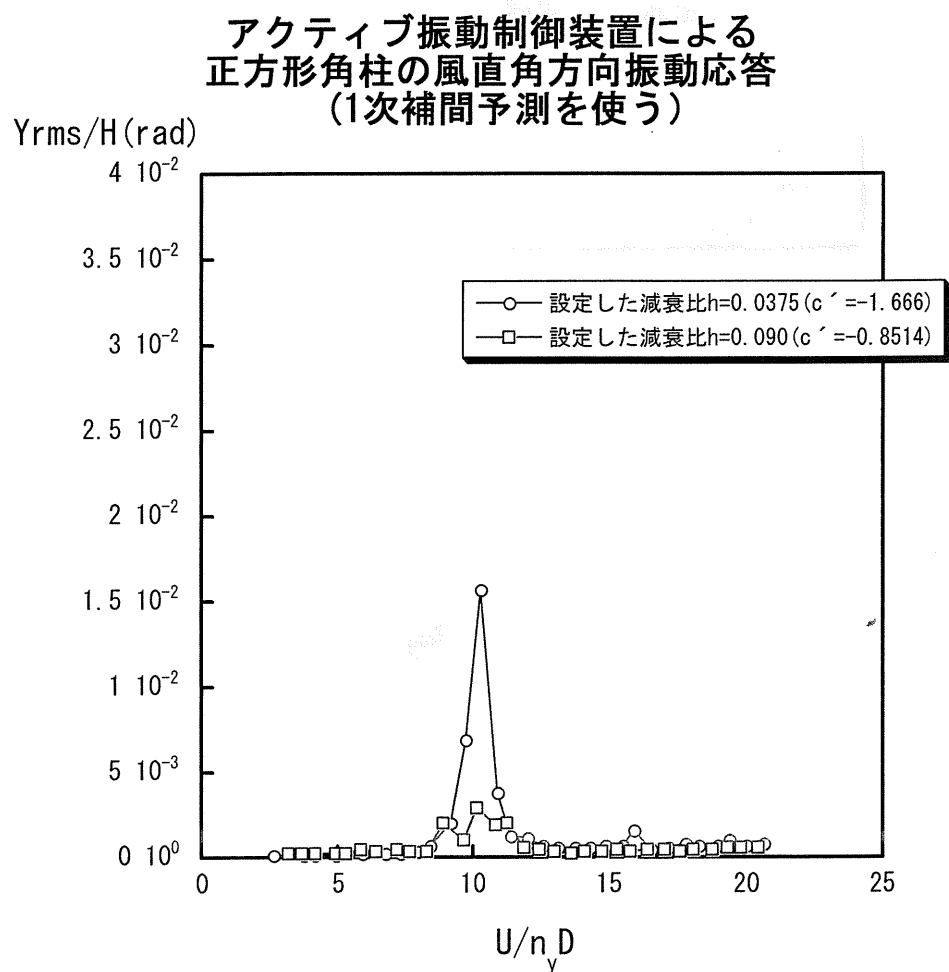


図3. 1.1 アクティブ振動装置による応答図 (1次遅れ補間アルゴリズム)

### アクティブ振動制御装置による 正方形角柱の風直角方向振動応答 (2次補間予測を使う)

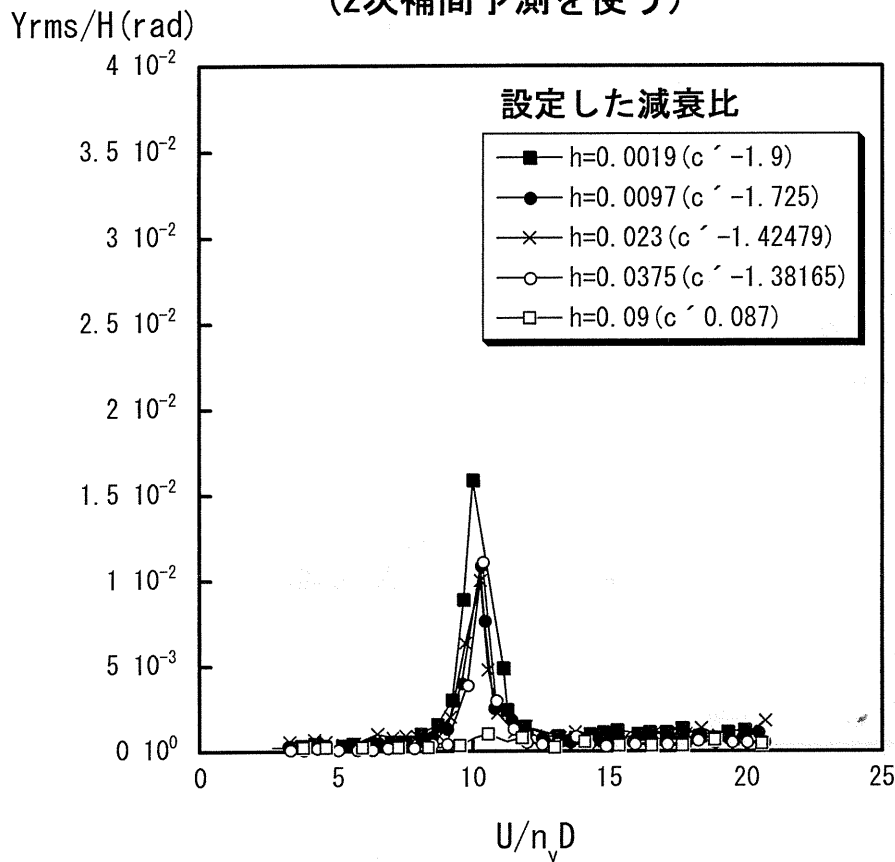


図3. 12 アクティブ振動装置による応答図（2次遅れ補間アルゴリズム）

### 3. 8 アクティブ振動装置の問題点

前節で調べたように、アクティブ振動装置によって、必ずしも精度良く応答を再現することができないことが明らかになった。そのため、弾塑性実験に入る前に、これらの問題点がどこで生じているかを調査・検討した。

まず、補間アルゴリズムによって応答値が大きく変わることから、補間の精度が問題であることが分かる。まず、入力波形に対して制御出力がどのようなになっているかを検討した。図3. 13は正弦波入力に対して制御力( $g(\dot{x}) = -c'\dot{x}$ )がどうなっているかを調べたものである。原理的には出力は余弦波となるはずであるが、補間間隔ステップ $m=1$ の場合には余弦波には程遠く、ステップ状の変化を示す。これは、AD変換による変換精度が低く、サンプリング間隔内でAD変換後の入力値が変化しないことに伴って生じるものである。即ち、A

D変換に伴う量子化誤差が原因で生じる。このような誤差を避けるためには、(1) AD変換の精度を高める、(2) サンプリング間隔を大きくする、の2つの方法が考えられる。しかし、AD変換精度の向上の為には、現システムで使用しているAD変換ボード(精度12ビット)の入れ換えが必要であり、また、サンプリング間隔の増大は、出力の位相差が非常に重要な問題となる本制御においては問題解決には繋がらない。

そこで今回は、3.5節で述べたように、データのサンプリング間隔を変えずに、制御プログラムで使用するデータ間隔を変更することにし、制御プログラムにステップ個数 $m$ を導入した。図3.13の補間間隔10msはステップ数 $m=10$ とした場合の結果である。この方法によっても、量子化誤差の影響を完全に取り除くことはできないものの、 $m=1$ に比べると劇的に改善することが分かる。

### 補間間隔を変えたときの Sin波入力に対する制御力出力

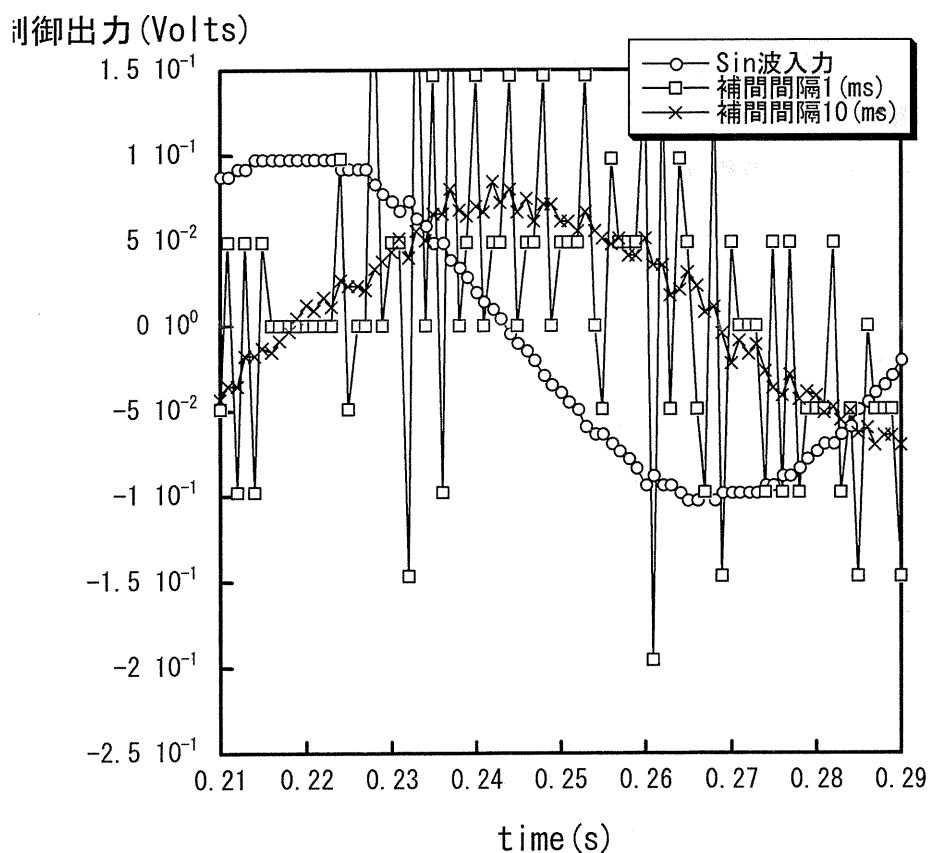


図3.13 量子化誤差の影響とステップ数 $m$ の効果

## 第4章 今後の課題

本研究では、従来の振動装置をアクティブ制御することにより、任意の構造特性を簡単に実現できる振動装置の実現を目指した。しかし、時間的やあるいは資金的な制約から、開発した振動装置の問題点を克服することができず、本研究の目的である空力弾塑性振動に関する実験を実現することができなかった。今後、本研究で見いだされた振動装置の問題点を克服し、本研究の目的を早い時期に達成したいと考えている。

今後に残された課題としては、下記のものをあげることができる。

### 1. アクティブ振動装置の改良。

これには振動装置自体のハード的性能の改良と、制御力計算アルゴリズムの改良の2つの側面がある。ハード的性能については、第一にAD変換に伴う量子化誤差の減少のために、現在のAD変換器をより高精度のものに取り替えることが考えられる。現在のAD変換器は変換精度が12ビットであるが、これを16ビットのものに交換すると、量子化誤差は1オーダー小さくなる。したがって、微小振幅でも十分な精度の制御力を発生させることができる。また、加振機と振動装置との接続も問題となる。加振機内部にはスプリングとゴムが挿入されているため、加振機を繋ぐことによって振動系の特性は大きく変化する。スプリングやゴムなどのない無付加の加振機を開発できれば、小さい制御力で十分に振動を制御することが可能になると思われる。また、加振機と振動装置との間をジンバルで繋いでいるが、これについても若干問題があると思われる。即ち、加振機で振動装置を押す場合と引く場合とで入力される制御力に若干の違いが生じる問題である。2台の加振機を同期させて動かすことによって、この問題は解決できる見込みである。

ソフト的な問題では、まず実時間制御の実現があげられる。現在、入力から出力までの時間差が0.5ms程度掛かり、この遅れをソフト的に補正しているが、補正アルゴリズムによって応答値が違うなどの問題で生じている。今後は、より高度な制御アルゴリズムを使うことによって、目的とした制御を精度良く行うことを目指したい。また、今回開発したAD変換器の量子化誤差を縮小す

る方法を適用した実験も実施，どの程度の時間間隔ステップ数が最適なのかの検討も行う必要がある。なお，今回は弾性振動による減衰力を制御の対象としたが，本来の弾塑性振動では，測定した変位を微分することなく使用できるため，今回調べたような量子化誤差の問題を避けることができる。しかしながら，本装置は弾性振動における減衰の詳細に影響を検討するためにも使用することも仕様の一つと考えており，更なる改良が試みたい。

## 2. 空力不安定弾塑性振動モデルの開発

第2章で示した空力不安定振動モデルは，基本的には弾塑性の場合でも適用することが可能である。弾性モデルの場合には，非定常空気力係数のみが振動振幅の関数となっているが，弾塑性モデルでは剛性が履歴を伴った振動振幅の関数となる。剛性が履歴特性を伴うため，弾性モデルで実施したような，線形解に基づく繰り返し計算のみでは，弾塑性モデルでは振幅を計算することはできない。これを克服するためには2通りの方法がある。1つは，等価線形化方によって，剛性の履歴特性を減衰定数と固有振動数の中に組み込み，方程式を線形化することである。この場合，振幅を計算したあと剛性の履歴特性から等価減衰定数と等価剛性係数を決定し，線形化された方程式を解き，応答を求めて，それによって非定常空気力係数を決定するというプロセスを繰り返すことになる。もう一つの方法は，時間領域において履歴特性を持つ振動方程式を直線解く方法である。この場合，数振動サイクルごとに，求まる応答に基づいて非定常空気力係数を更新して計算を進めることが必要である。

残念ながら，現在のところ，いずれの方法も実施しておらず，結果は未知数である。しかし，弾塑性振動の場合でも弾性振動の場合でも，建築物周りの流れ場は，建築物の振動のみによって定まると考えられるので，第2章に述べた仮定，即ち，渦放出の周波数が応答を含んだ等価建物幅で決定されるという仮定は十分に成立すると考えられる。また，非定常空気力係数も振動振幅のみで決まるはずである。